DER STAHLBAU

Schriftleitung:
Dr.-Ing. A. Hertwig, Geh. Regierungsrat, Professor an der Technischen Hochschule Berlin, Berlin-Charlottenburg 2, Technische Hochschule
Fernsprecher: C 1 Steinplatz 0011
Professor W. Rein, Breslau, Technische Hochschule. — Fernsprecher: Breslau 421 61

Beilage zur Zeitschrift **DIE BAUTECHNIK** Fachschrift für das gesamte Bauingenieurwesen

Preis des Jahrganges 10 RM und Postgeld

8. Jahrgang | BERLIN, 15. März 1935 | Heft 6

Über die Eigenschwingungen von Fachwerken mit Massen in den Knotenpunkten.

Von Prof. Dr. Th. Pöschl in Karlsruhe.

1. Vorbemerkung.

In einer kürzlich erschienenen Arbeit hat K. Federhofer[1]) die bekannten Methoden für die angenäherte Berechnung der Schwingzahl eines Systems auf die Berechnung der kleinsten Eigenschwingzahl eines Fachwerks angewendet. Es ergibt sich dabei, daß das verwendete Rayleighsche Näherungsverfahren vor allem dann brauchbare Ergebnisse liefert, wenn sich nach der Beschaffenheit des Fachwerks aussagen läßt, daß die Eigenschwingungen des Fachwerks nach einer bestimmten, von vornherein angebbaren Richtung erfolgen und wenn für die Verhältnisse der Amplituden eine einigermaßen zuverlässige Schätzung möglich ist; dies ist z. B. für Fachwerkbrücken der Fall, bei denen die langsamste Eigenschwingung für alle Punkte sicher nahe in der lotrechten Richtung erfolgen wird und die deshalb ein wichtiges Beispiel für die Anwendung dieser Näherungsmethode darbieten; man weiß, daß Fachwerkbrücken in diesen Richtungen „am nachgiebigsten" sind. Etwas Ähnliches gilt für Funktürme und Gittermaste, die in der Richtung der Waagerechten „am weichsten" sind, usw.

Es gibt jedoch andere Fälle, in denen es nicht möglich ist, von vornherein über die Richtungen der zu erwartenden Eigenschwingungen der einzelnen Punkte eine zutreffende Aussage zu machen und bei denen die Eigenschwingzahlen nach der angegebenen Näherungsmethode nicht mit ausreichender Sicherheit berechnet werden können. Hierher gehören vor allem die Auslegerkrane und ähnliche Konstruktionen, die eine unsymmetrische Form haben und bei denen von vornherein keine Richtung für die entstehenden Eigenschwingungen als bevorzugt gelten kann.

Um auch in diesen Fällen einen Einblick in die Beschaffenheit der Eigenschwingungen und der Art ihrer Berechnung zu erhalten, ist es vorteilhaft, zuerst die Stäbe des Fachwerks als masselos und nur die Gelenke (Knoten) mit Massen besetzt anzunehmen. Sind n Gelenke des Fachwerks mit Massen ausgerüstet, so hat man offenbar ein mechanisches System mit $2n$ Freiheitsgraden, denen $2n$ Hauptschwingungen mit ebenso vielen Haupt- oder Eigenfrequenzen entsprechen. Ein Fachwerk, das nur an einem Knoten eine Punktmasse trägt, hat daher zwei Eigenschwingungen, aus denen sich alle Bewegungen, die bei beliebiger Störung eintreten können, nach Art der Lissajousschen Figuren zusammensetzen. Wenn diese Punktmasse die Massen der Stäbe überwiegt, so kommt es bei der Berechnung der Eigenschwingungen auf sie allein an. Wenn neben diesen Punktmassen in den Gelenken auch die Massen der Stäbe selbst berücksichtigt werden, so überlagern sich deren Schwingungen den Schwingungen der Knotenmassen und die Frage nach den möglichen Eigenschwingungen wird bekanntlich erheblich verwickelter.

Die hier dargelegte Methode sucht den Schwingungsvorgang unter der Beschränkung auf eine Punktmasse in einem Gelenk etwas vollständiger zu erfassen, als dies sonst zu geschehen pflegt. Sie zeigt, daß man sich über die Schwingungen eines Fachwerks mit einer Einzelmasse in einem Knoten ein sehr anschauliches Bild machen und die auftretenden Schwingzahlen mit geringer Mühe ermitteln kann. Auf diese Weise ist auch die Möglichkeit gegeben, die Tragweite der bisher für die Berechnung der Eigenschwingzahlen von Fachwerken verwendeten Näherungsmethoden zu beurteilen.

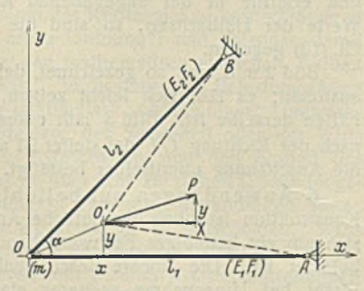

Bild 1.

2. Der Frequenzenkreis. Der Fall, den wir zum Ausgangspunkte nehmen wollen, ist der folgende: Eine Punktmasse m ist nach Bild 1 durch zwei elastische Stäbe $\overline{OA} = l_1$, $\overline{OB} = l_2$, die den Winkel α miteinander einschließen und deren Massen außer Betracht bleiben, mit zwei festen Punkten A, B verbunden. Die Richtung des Stabes $\overline{OA}$ wird als x-Achse, senkrecht dazu die y-Achse angenommen. Die Steifigkeiten der beiden Stäbe seien $E_1 F_1$ und $E_2 F_2$ und zur Abkürzung werden noch die in der Baustatik üblichen Bezeichnungen

$$\frac{l_1}{E_1 F_1} = r_1, \qquad \frac{l_2}{E_2 F_2} = r_2$$

verwendet.

Die im Ruhezustande in O befindliche Masse m wird durch irgendeine kleine Störung nach O' gebracht und losgelassen; die Koordinaten von O' in x-y-System seien x und y. Wenn $-X$, $-Y$ die Komponenten der elastischen Kraft sind, die in O' auf m einwirkt, so lauten die Bewegungsgleichungen

$$m\ddot{x} = -X, \qquad m\ddot{y} = -Y \tag{1}$$

und nach dem Hookeschen Gesetz haben X, Y die Werte

$$\left\{\begin{aligned} X &= \frac{E_1 F_1}{l_1} x + \frac{E_2 F_2}{l_2} (x \cos\alpha + y \sin\alpha) \cos\alpha \\ &= \left(\frac{1}{r_1} + \frac{\cos^2\alpha}{r_2}\right) x + \frac{\sin\alpha\cos\alpha}{r_2} y, \\ Y &= \frac{E_2 F_2}{l_2} (x \cos\alpha + y \sin\alpha) \sin\alpha = \frac{\sin\alpha\cos\alpha}{r_2} x + \frac{\sin^2\alpha}{r_2} y. \end{aligned}\right. \tag{2}$$

Mit leicht erkennbaren Abkürzungen nehmen daher die Bewegungsgleichungen die Form an

$$\left\{\begin{aligned} m\ddot{x} &= -a_{11} x - a_{12} y \\ m\ddot{y} &= -a_{21} x - a_{22} y \end{aligned}\right. \qquad (a_{21} = a_{12}). \tag{3}$$

Um die Hauptschwingungen zu erhalten, geht man in bekannter Weise mit dem Ansatz

$$x = A \cos\omega t, \qquad y = B \cos\omega t \tag{4}$$

in die Gleichungen hinein und erhält nach Elimination von A und B für ω^2 die „Frequenzengleichung"

$$\begin{vmatrix} m\omega^2 - a_{11}, & -a_{12} \\ -a_{21}, & m\omega^2 - a_{22} \end{vmatrix} = m^2 \left[\omega^4 - \frac{a_{11} + a_{22}}{m} \omega^2 + \frac{a_{11} a_{22} - a_{12}^2}{m^2}\right] = 0, \tag{5}$$

mit den Wurzeln

$$\omega_{1,2}^2 = \frac{a_{11} + a_{22}}{2m} \pm \sqrt{\left(\frac{a_{11} - a_{22}}{2m}\right)^2 + \left(\frac{a_{12}}{m}\right)^2}. \tag{6}$$

Die Auflösung der Frequenzengleichung (4) kann in sehr einfacher und zweckmäßiger Form mit Hilfe des „Frequenzenkreises" erfolgen[2]), der nichts anderes ist als eine Übertragung der von O. Mohr und R. Land herrührenden Hauptachsenkonstruktion für einen (symmetrischen) Tensor zweiter Stufe in zwei Koordinaten. Man trage in Bild 2 in der aus dieser ersichtlichen Anordnung die Strecken

$$\overline{OR} = \frac{a_{11}}{m}, \quad \overline{RS} = \frac{a_{22}}{m}, \quad \overline{ST} = \frac{a_{12}}{m}$$

auf, schlage über $\overline{OS}$ als Durchmesser einen Kreis und verbinde T mit dem Mittelpunkte M des Kreises. Dann sind die Strecken

$$\overline{T\,\mathrm{I}} = \omega_1^2, \qquad \overline{T\,\mathrm{II}} = \omega_2^2$$

[1]) Stahlbau 1934, H. 1, und die dort ausführlich angegebene Literatur.

[2]) S. Th. Pöschl, Z. f. Techn. Phys. Bd. 14, 1933, S. 505.

die Wurzeln der Frequenzengleichung, d. h. die beiden Frequenzen der Hauptschwingungen. Der Beweis hierfür folgt unmittelbar aus der Geometrie der Figur.

Es sei noch anschließend bemerkt, daß diese Konstruktion auch unmittelbar für die Lösung der Aufgabe dienen kann, die Hauptachsen eines Kegelschnittes zu bestimmen, deren Gleichung für beliebige orthogonale Achsen durch den Mittelpunkt gegeben ist.

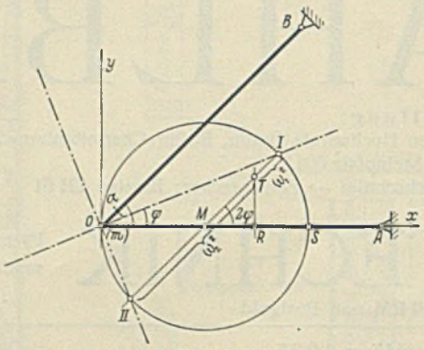

Bild 2.

3. Die Richtungen der Hauptschwingungen. Um die Richtungen der Hauptschwingungen zu erhalten, benutzt man die Bedingung, daß für sie in der gestörten Lage O' die auf m wirkenden Kräfte in die Verbindungslinie $\overline{O'O}$ fallen müssen. Wenn also φ der Winkel einer Hauptschwingungsrichtung mit der x-Achse ist, so muß die Gleichung gelten

$$\frac{\ddot{y}}{\ddot{x}} = \frac{y}{x} = \operatorname{tg}\varphi$$

und daraus ergibt sich daher für $\operatorname{tg}\varphi$ die quadratische Gleichung

$$\operatorname{tg}\varphi = \frac{a_{21} + a_{22}\operatorname{tg}\varphi}{a_{11} + a_{12}\operatorname{tg}\varphi} \quad \text{oder} \quad \operatorname{tg}^2\varphi + \frac{a_{11} - a_{22}}{a_{12}}\operatorname{tg}\varphi - 1 = 0.$$

Aus ihr erhält man

$$\operatorname{tg} 2\varphi = \frac{2\operatorname{tg}\varphi}{1 - \operatorname{tg}^2\varphi} = \frac{2a_{12}}{a_{11} - a_{22}}, \tag{7}$$

demnach ist

$$\measuredangle SMT = 2\varphi \text{ und } \measuredangle SOI = \varphi,$$

und folglich geben die Linien $\overline{OI}$ und $\overline{OII}$ im Frequenzenkreis unmittelbar die Richtungen der beiden Hauptschwingungen an. Man kann demnach den Satz aussprechen:

Für eine an zwei elastischen Stäben angeschlossene Punktmasse gibt es zwei ausgezeichnete Geraden, die die Eigenschaft haben, daß die elastische Kraft in diese hineinfällt, wenn durch eine Störung die Punktmasse längs dieser Geraden verschoben wird. Die in dieser Geraden auftretenden Schwingungen sind die Hauptschwingungen und die diesen entsprechenden Frequenzen die Eigenfrequenzen des Systems.

Für das oben betrachtete Beispiel erhält man für die Quadrate der Hauptfrequenzen die Werte

$$\omega_{1,2}^2 = \frac{1}{2m}\left[\frac{1}{r_1} + \frac{1}{r_2} \mp \sqrt{\frac{1}{r_1^2} + \frac{2\cos 2\alpha}{r_1 r_2} + \frac{1}{r_2^2}}\right]$$

und für

$$\operatorname{tg} 2\varphi = \frac{\sin 2\alpha}{\cos 2\alpha + r_2/r_1}.$$

4. Die Verschiebungsellipse. Die gefundenen Ergebnisse bieten nunmehr auch die Möglichkeit, die Eigenschwingungen für ein beliebiges Fachwerk, von dem nur ein Knoten mit einer Masse m besetzt ist, auf zeichnerischem Wege zu erhalten, wenn ihre Berechnung zu umständlich ausfallen würde. Das Hilfsmittel hierzu liefern die Verschiebungspläne nach Williotscher Art. Wir erläutern die Methode zunächst für das bisher schon betrachtete Beispiel des zweistäbigen Knotens, der mit einer Punktmasse m besetzt ist; die Erweiterung auf beliebige Fachwerke ist dann ohne Schwierigkeit möglich.

An dem mit der Masse m besetzten Knoten lassen wir eine Kraft von beliebigem, aber konstantem Betrage $P = \sqrt{X^2 + Y^2}$ angreifen und ermitteln die statischen Verschiebungen, die diese hervorbringt. Die Komponenten x, y dieser Verschiebung nach den gewählten Achsen sind dann durch die Gleichungen gegeben

$$\begin{cases} X = a_{11}x + a_{12}y \\ Y = a_{21}x + a_{22}y \end{cases} \quad (a_{21} = a_{12}).$$

Läßt man nun P in allen möglichen Richtungen der Ebene wirken, so erhält man als geometrischen Ort der Punkte x, y eine Ellipse mit der Gleichung

$$(a_{11}^2 + a_{21}^2)x^2 + 2a_{12}(a_{11} + a_{22})xy + (a_{22}^2 + a_{12}^2)y^2 = P^2, \tag{8}$$

oder durch Einführung der Bezeichnungen $b_{11}, b_{12} = b_{21}, b_{22}$ für die Koeffizienten

$$b_{11}x^2 + 2b_{12}xy + b_{22}y^2 = P^2; \tag{8'}$$

diese möge als Verschiebungsellipse des Punktes O bezeichnet werden.

Wenn man diese Ellipse durch Drehung des Koordinatensystems auf die Hauptachsen bezieht und die Koordinaten für diese mit ξ, η bezeichnet, so nimmt ihre Gleichung, wie man nach leichter Rechnung bestätigt, die Form an

$$\omega_2^4\xi^2 + \omega_1^4\eta^2 = \frac{P^2}{m^2}. \tag{9}$$

Für den Winkel ψ, um den das Koordinatensystem xy gedreht werden muß, damit es mit den Hauptachsen zusammenfällt, findet man

$$\operatorname{tg}\psi = \frac{2b_{12}}{b_{11} - b_{22}} = \frac{2a_{12}(a_{11} + a_{22})}{a_{11}^2 - a_{22}^2} = \frac{2a_{12}}{a_{11} - a_{22}}, \tag{10}$$

also ist $\psi = \varphi$.

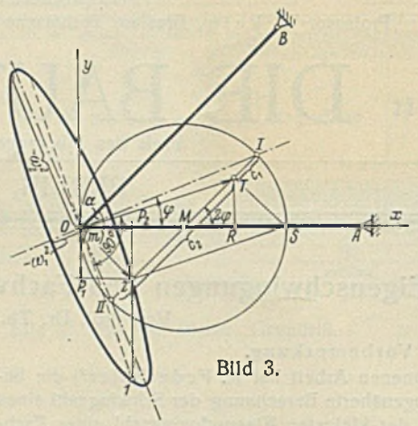

Bild 3.

Da die Verschiebungsellipse auch durch zwei konjugierte Durchmesser gegeben ist, so hat man, um die Eigenschwingungen der Punktmasse m auf zeichnerischem Wege zu erhalten, so vorzugehen (Bild 3): Man wähle P von geeigneter Größe und ermittle die Verschiebungen von m für zwei zueinander senkrechte Richtungen P_1 und P_2 von P. Diese Verschiebungen geben, wie man sofort sieht, konjugierte Durchmesser $\overline{O1}$, $\overline{O2}$ der Verschiebungsellipse. Bezeichnet man nämlich die den Kräften (X, Y) und $(-Y, X)$ entsprechenden Verschiebungen mit x_1, y_1 und x_2, y_2, so gelten die Gleichungen

$$\frac{X}{Y} = \frac{a_{11}x_1 + a_{12}y_1}{a_{12}x_1 + a_{22}y_2} = -\frac{a_{12}x_2 + a_{22}y_2}{a_{11}x_2 + a_{12}y_2},$$

oder

$$(a_{11}^2 + a_{12}^2)x_1x_2 + a_{12}(a_{11} + a_{22})(x_1y_2 + x_2y_1) + (a_{22}^2 + a_{12}^2)y_1y_2 = 0. \tag{11}$$

Durch Vergleich mit Gl. (8) erkennt man, daß die durch $\overline{O1}$ und $\overline{O2}$ laufenden Richtungen konjugierte Durchmesser der Verschiebungsellipse sind; dadurch ist die erwähnte Eigenschaft bewiesen.

5. Konstruktion der Richtungen der Hauptschwingungen. Für diese Ellipse, die auf konjugierte Durchmesser bezogen ist, bestimmen wir nun die Hauptachsen. Dies geschieht nach einer bekannten Konstruktion, die in Bild 3 angegeben und mit dem Mohr-Landschen Kreis enge verwandt ist: Man dreht einen der konjugierten Durchmesser etwa $\overline{O1}$ um 90°, erhält dadurch den Punkt T, spannt über die Strecke $\overline{OT}$ und den andern Durchmesser $\overline{O2}$ das Parallelogramm und schlägt über die Diagonale des Parallelogramms als Durchmesser den Kreis; verbindet man dann noch den Endpunkt des nicht gedrehten ($\overline{O2}$) oder des gedrehten Durchmessers (T) mit dem Mittelpunkte M des Kreises, dann sind die von diesem abgeschnittenen Stücke c_1 und c_2 die halben Hauptachsen. Da nun wegen der oben erhaltenen Gleichung der auf die Hauptachsen bezogenen Ellipse die Halbachsen die Werte

$$c_1 = \frac{P}{m\omega_2^2}, \quad c_2 = \frac{P}{m\omega_1^2} \tag{12}$$

haben, so sind die gesuchten Eigenfrequenzen durch die Ausdrücke gegeben

$$\omega_1^2 = \frac{P}{mc_2}, \quad \omega_2^2 = \frac{P}{mc_1}. \tag{13}$$

Um die Hauptschwingungen der Punktmasse m, und zwar deren Richtungen und Frequenzen zu erhalten, hat man demnach so vorzugehen: Man zeichne für eine geeignete Belastung P des Knotens, die im übrigen ganz beliebig gewählt werden kann, die Verschiebungsellipse und ermittle in der angegebenen Art deren Achsen. Sind c_1, c_2 die Werte der Halbachsen, so sind die Eigenfrequenzen durch die letzte Gl. (13) gegeben.

Bild 2 u. 3 sind so gezeichnet, daß die Frequenzenkreise gleich groß ausfielen; es läßt sich leicht zeigen, daß dann der Punkt T in beiden Fällen derselbe ist. Bild 3 läßt erkennen, daß die betrachtete Stützung nach der Richtung $\overline{OI}$ viel steifer ist als nach der Richtung $\overline{OII}$, was auch die Anschauung unmittelbar bestätigt.

6. Anwendungen auf beliebige Fachwerke. Die angegebene Konstruktion ist ohne wesentliche Änderung auch anwendbar, wenn es sich um ein beliebiges Fachwerk handelt, von dem nur ein Knotenpunkt belastet ist. Die lineare Beschaffenheit der auftretenden Beziehungen bleibt bei Hinzunahme weiterer elastischer Stäbe erhalten. Um die Hauptschwingungen zu ermitteln, konstruiert man für zwei zueinander senkrechte Richtungen 1 und 2 der Last P die Verschiebungen $\overline{O1}$ und $\overline{O2}$; diese sind, ganz so wie im bisher betrachteten Sonderfalle, konjugierte Durchmesser der Verschiebungsellipse. Für diese Ellipse werden, ganz wie in 5. angegeben, die Achsenrichtungen und die Halbachsen c_1, c_2 ermittelt. Aus diesen folgen die Eigenfrequenzen durch dieselbe Gl. (13) wie zuvo

7. Die allgemeine Lösung der Bewegungsgleichungen der aus ihrer Gleichgewichtslage gestörten Punktmasse lautet

$$(14)\quad \begin{cases} x = A\sin(\omega_1 t + \alpha) + B\sin(\omega_2 t + \beta), \\ y = \dfrac{m\,\omega_1^2 - a_{11}}{a_{12}} A\sin(\omega_1 t + a) + \dfrac{m\,\omega_2^2 - a_{11}}{a_{12}} B\sin(\omega_2 t + \beta), \end{cases}$$

wobei die vier Integrationskonstanten A, B, α, β durch die Anfangsbedingungen zu bestimmen sind. Durch die Zusammensetzung erhält

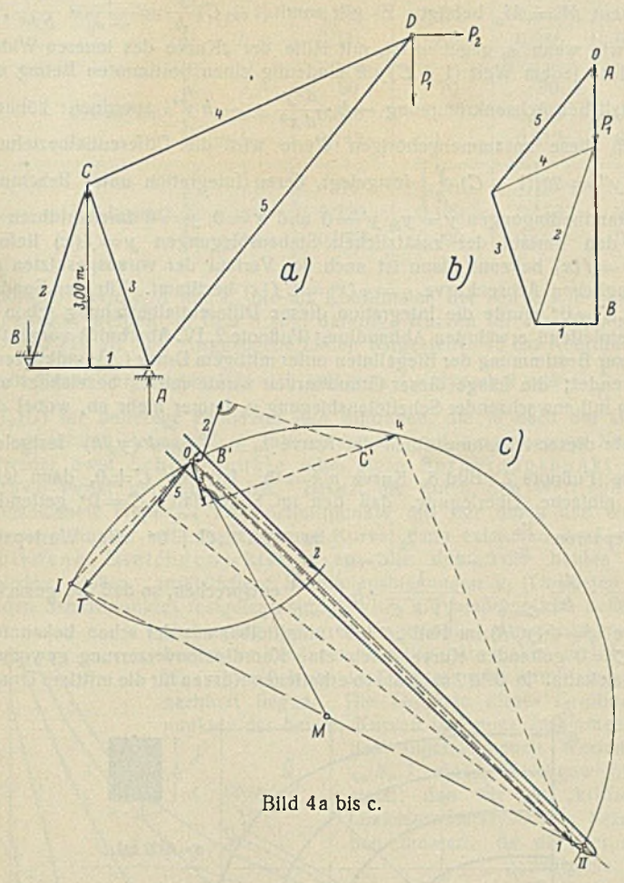

Bild 4a bis c.

man die in der Physik unter dem Namen Lissajous bekannten Schwingungsfiguren.

8. Beispiel. Ein Krangerüst nach Bild 4a trägt im Knoten D eine Punktmasse m, deren Gewicht $P = 4$ t beträgt. Die Stablängen sind $l_1 = 2$ m, $l_2 = l_3 = 3{,}16$ m, $l_4 = 6$ m, $l_5 = 7$ m; ferner ist für alle Stäbe $E = 2{,}2 \cdot 10^6$ kg/cm², $F_1 = F_2 = F_3 = 20$ cm², $F_4 = F_5 = 40$ cm². Man ermittle die Hauptschwingungen.

Man läßt zunächst die Belastung P als P_1 in der lotrechten Richtung wirken und findet für die Stabkräfte entweder aus dem Kräfteplan (Bild 4b) oder durch Rechnung

$$S_1 = -3\text{ t},\ S_2 = 9{,}4\text{ t},\ S_3 = -7{,}2\text{ t},\ S_4 = 5{,}7\text{ t},\ S_5 = -8{,}1\text{ t};$$

für die Verlängerungen der Stäbe erhält man die Werte

$$\lambda_1 = -0{,}13\text{ mm},\ \lambda_2 = 0{,}66\text{ mm},\ \lambda_3 = -0{,}5\text{ mm},\ \lambda_4 = 0{,}39\text{ mm},\ \lambda_5 = -0{,}63\text{ mm}.$$

Der Verschiebungsplan nach Bild 4c liefert in $\overline{O1}$ die Verschiebung für die angenommene Lastrichtung P_1. Sodann wendet man dasselbe Verfahren für die waagerechte Last P_2 von gleicher Größe P an und findet die Verschiebung $\overline{O2}$. Die Strecken $\overline{O1}$ und $\overline{O2}$ sind konjugierte Durchmesser der Verschiebungsellipse. Um deren Hauptachsen zu erhalten, drehe man etwa die Strecke $\overline{O2}$ um 90° nach $\overline{OT}$ und schlage um den Mittelpunkt M der Strecke $\overline{1T}$ den Kreis mit dem Halbmesser $\overline{MO}$. Dieser schneidet auf dem Durchmesser $\overline{TM1}$ die Punkte I und II aus, durch die die Hauptschwingungsrichtungen hindurchgehen. Die halben Achsen der Verschiebungsellipse sind durch die Strecken

$$\overline{1T} = c_1, \qquad \overline{TII} = c_2$$

gegeben, aus denen nach Gl. (13) die Quadrate der Hauptfrequenzen und diese selbst berechnet werden können. Man findet, wenn noch mit f die Frequenz in Hertz bezeichnet wird,

$$\omega_1^2 = \frac{g}{c_2} = 1510/\text{sec}^2,\ \omega_1 = 39{,}0/\text{sec},\ f_1 = 6{,}20\text{ Hertz}$$

und

$$\omega_2^2 = \frac{g}{c_1} = 54\,000/\text{sec}^2,\ \omega_2 = 232/\text{sec},\ f_2 = 37{,}0\text{ Hertz}.$$

Um den Vergleich mit dem eingangs erwähnten Näherungsverfahren herzustellen, sei erwähnt, daß nach diesem die Frequenz nach der Formel berechnet wird

$$\omega^2 = g\,\frac{V}{W^2},$$

in der W die zufolge der Belastung tatsächlich auftretende Verschiebung und V deren Komponente in der Kraftrichtung bezeichnet. Für die lotrechte Richtung P_1 von P würde man finden

$$W' = 0{,}618\text{ cm},\ V' = 0{,}445\text{ cm},$$

daher

$$\omega'^2 = g\,\frac{V'}{W'^2} = 1140/\text{sec}^2,\ \omega' = 33{,}8/\text{sec},\ f_1 = 5{,}37\text{ Hertz}.$$

Und für die waagrechte Richtung P_2 von P würde sich ergeben

$$W'' = 0{,}191\text{ cm},\ V'' = 0{,}146\text{ cm},$$

daher

$$\omega''^2 = g\,\frac{V''}{W''} = 3930/\text{sec}^2,\ \omega'' = 62{,}5/\text{sec},\ f_2 = 9{,}95\text{ Hertz}.$$

Aus dem Näherungsverfahren gewinnt man jedoch in diesem Falle keinen Anhaltspunkt, wie die gesuchten Hauptschwingungen tatsächlich verlaufen und welche die richtigen Werte für die Frequenzen sind.

Das Tragvermögen gedrückter Baustahlstäbe mit krummer Achse und zusätzlicher Querbelastung.

Von Prof. Dr.-Ing. E. Chwalla, Brünn.

I. Einleitung.

Die Aufgaben, die der Stahlbau dem Konstrukteur stellt, lassen sich, je nachdem das Untersuchungsziel in der Ermittlung bestimmter Spannungswerte oder aber in der Klarstellung der Eigenschaften des inneren Gleichgewichtes besteht, in „Spannungsprobleme" und „Stabilitätsprobleme" unterteilen[1]). Bei den gewöhnlichen baustatischen Untersuchungen pflegen wir den Einfluß der Formänderungen auf das Kräftespiel zu vernachlässigen („Spannungsprobleme der Theorie erster Ordnung") und gelangen damit zum Superpositionsprinzip, dem wir den mathematisch einfachen Aufbau der elementaren Baustatik verdanken. In bestimmten Belastungsfällen sehen wir uns bei der Untersuchung relativ stark „nachgiebiger" Tragwerksysteme oder Tragwerkteile im Interesse der Sicherheit oder der Wirtschaftlichkeit veranlaßt, die Theorie zuzuschärfen und den Einfluß der Formänderungen auf das Kräftespiel in Rücksicht zu ziehen („Spannungsprobleme der Theorie zweiter Ordnung"); über die Notwendigkeit dieser Zuschärfung der Rechnung hat der Konstrukteur zu entscheiden. Wird die Bestandsicherheit des Tragwerks durch das Erreichen einer Grenze der „Stabilität" des zwischen den äußeren und inneren Kräften bestehenden Gleichgewichtes gefährdet, dann verliert der Spannungsnachweis seine ursprüngliche Bedeutung und die Stabilitätsuntersuchung tritt in den Vordergrund des Interesses. Je nach der Form der Lösungskurve müssen wir hier „Stabilitätsprobleme mit Gleichgewichtsverzweigung" und „Stabilitätsprobleme ohne Gleichgewichtsverzweigung" unterscheiden. Da die Ausbildung von „Verzweigungsstellen" und daher auch das Auftreten der erstgenannten Probleme an die Erfüllung idealisierender Voraussetzungen gebunden ist, sind die Lösungswerte dieser Probleme baupraktisch als Grenzwerte aufzufassen, über deren Verwendbarkeit als Bemessungsgrundlage in jedem Einzelfall vom Konstrukteur entschieden werden muß; ihre Bedeutung verdankt diese Problemgruppe vor allem den großen Vereinfachungen des Lösungsweges, die sich als Folge der idealisierenden Voraussetzungen ergeben. Praktisch liegen wohl in allen Fällen, in denen diese Voraussetzungen „im Sinne des Entwurfes" erfüllt sein sollten, Stabilitätsprobleme ohne Gleichgewichtsverzweigung vor, deren Lösung sich mehr oder minder gut an die genannten Grenzwerte anschmiegt; unter Umständen, wie z. B. bei den Stabilitätsuntersuchungen statisch unbestimmter Bogenträger, ist die Erfüllung jener idealisierenden Voraussetzungen, sofern nicht besondere Montageverfahren zugelassen werden, auch rein theoretisch ausgeschlossen.

Die folgenden Ausführungen sind dem „Stabilitätsproblem ohne Gleichgewichtsverzweigung" gewidmet, das bei der Untersuchung des Tragvermögens gedrückter Baustahlstäbe mit krummer Achse und zusätzlicher Querbelastung auftritt. Die allgemeinen Voraussetzungen sind hierbei die gleichen, die im Rahmen der Theorie des geraden, außermittig gedrückten Baustahlstabes[2]) Geltung besitzen, und auch das Formänderungsgesetz des

[1]) Vgl. E. Chwalla, Z. ang. Math., 11, 1931, S. 334.

[2]) E. Chwalla, Stahlbau 7, 1934, Heft 21/23, S. 161, 173, 180.

Baustahles, das wir den folgenden Untersuchungen zugrunde legen, möge mit dem bei der Schilderung jener Theorie vorausgesetzten Gesetz [$\sigma_P = 1900$, $\sigma_F = 2700$, $E = 2\,210\,000$ kg/cm²] übereinstimmen[3]). Unser Ziel ist, die Ermittlung der Tragfähigkeit gedrückter, krummachsiger und auch zusätzlich querbelasteter Baustahlstäbe mit praktisch ausreichender Annäherung auf die Bestimmung der Tragfähigkeit außermittig gedrückter, gerader Baustahlstäbe zurückzuführen, da wir für derartige Stäbe („Normalfall") schon über praktisch verwertbare Lösungen und Bemessungstafeln verfügen; die so gewonnenen Ergebnisse werden wir dann in einer anschließenden Abhandlung bei der Ermittlung des Tragvermögens stählerner Bogenträger verwerten.

Das Gleichgewichtsproblem des geraden, mittig gedrückten, querbelasteten Baustahlstabes wurde näherungsweise von M. Roš und J. Brunner[4]) behandelt und K. Ježek[5]) hat den Fall einer konzentrierten Querlast in Stabmitte unter Voraussetzung eines ideal-plastischen Materialverhaltens der Lösung zugeführt. Versuche mit mittig gedrückten Baustahlstäben, die zusätzlich durch eine Einzellast in Stabmitte querbelastet sind, wurden von M. Roš und J. Brunner[4]) sowie von A. Ostenfeld[6]) durchgeführt; die Ergebnisse stimmen mit den theoretischen Werten, wenn wir die Schwankungen in der Quetschgrenzenlage in Rücksicht ziehen, im allgemeinen gut überein.

II. Strenge Lösung für einen Sonderfall der Stabausbildung.

Wir untersuchen einen beiderseits gelenkig gelagerten Stab, der einen rechteckigen Querschnitt $F = b\,h$ besitzt und aus dem einleitend gekennzeichneten Baustahl besteht. Die Achse dieses Stabes bilde im spannungsfreien Anfangszustand eine einsinnig gekrümmte, ebene Kurve $\eta = \varphi(x)$, die zur Halbierenden der Stablänge symmetrisch verläuft und deren Ebene jene Querschnitts-Hauptachse enthält, in deren Richtung die untersuchte Ausbiegung erfolgt und die Querschnittshöhe h gemessen wird. Unter der Einwirkung einer mittig angreifenden Druckkraft P treten zusätzliche Ausbiegungen $y = f(x)$ auf, und es gelangt eine Gleichgewichtsfigur zur Ausbildung, die gleichfalls symmetrisch zur Mitte verläuft und deren Scheitelpunkt die Entfernung $\eta_0 + y_0$ von der Kraftwirkungslinie besitzt (Bild 1a). In Anknüpfung an eine in der einleitend genannten Abhandlung[2]) durchgeführte Untersuchung dürfen wir hier feststellen, daß das lineare Formänderungsgesetz der „Entlastung" auch bei stark gedrungenen Stäben ohne merkbaren Einfluß auf das Tragvermögen bleibt, wenn η_0 größer ist als etwa ein Achtel der „verschränkt" gemessenen Querschnitts-Kernweite k; wir wollen im weiteren $\eta_0 > \frac{k}{8}$ voraussetzen und dürfen dann die in der genannten Abhandlung dargestellten „Kurven des inneren Widerstandes" (Fußnote 2, Bild 4) unmittelbar übernehmen.

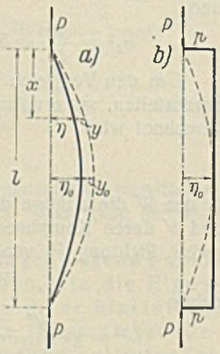

Bild 1.

Um nun in einfacher Weise eine strenge Lösung unseres Gleichgewichtsproblems entwickeln zu können, wollen wir an den Verlauf der ursprünglichen Achsenkurve $\eta = \varphi(x)$ die Voraussetzung knüpfen, daß an jeder Stelle $\eta = C\,y$ besteht. Die ursprüngliche Achsenkurve ist dann affin verwandt mit der sich einstellenden Gleichgewichtsfigur und wird durch die Angabe von η_0 festgelegt; ihr genauer Verlauf innerhalb des Scheitelpunktes und des Stabendes, der ungefähr dem einer semikubischen Parabel ähnelt, kann allerdings erst nach Ermittlung der Gleichgewichtsfigur, also erst nach erfolgter Lösung des Problems, angegeben werden.

Das an einer Stelle x des belasteten, im Gleichgewicht befindlichen Stabes auftretende Biegemoment $M_a = -P(y+\eta) = -(1+C)\,b\,h^2\,\sigma_0 \cdot \frac{y}{h}$ hat das Auftreten einer Normalspannungsverteilung zur Folge, deren Durchschnittswert $\sigma_0 = P/F$ und deren resultierendes Spannungsmoment $M_i = M_a$ beträgt. Es gilt somit $(1+C)\frac{y}{h} = \frac{1}{-\sigma_0} \cdot \frac{M_i}{b\,h^2}$, so daß wir, wenn σ_0 gegeben ist, mit Hilfe der „Kurve des inneren Widerstandes" jedem Wert $(1+C)\,y/h$ eindeutig einen bestimmten Betrag der zusätzlichen Achsenkrümmung $-h \cdot \frac{d^2y}{dx^2} = -h\,y''$ zuordnen können. Durch diese zusammengehörigen Werte wird die Differentialbeziehung $-h\,y'' = \Psi\left[(1+C)\frac{y}{h}\right]$ festgelegt, deren Integration unter Beachtung der Randbedingungen $y = y_0$, $y' = 0$ und $x = 0$, $y = 0$ durchzuführen ist und den Verlauf der zusätzlichen Stabausbiegungen $y = f(x)$ liefert; ist $y = f(x)$ bekannt, dann ist auch der Verlauf der vorausgesetzten ursprünglichen Achsenkurve $\eta = \varphi(x) = C f(x)$ bestimmt. Für den Sonderfall „$C = 0$" wurde die Integration dieser Differentialbeziehung schon in der einleitend erwähnten Abhandlung (Fußnote 2, IV. Abschnitt) vorgeführt und zur Bestimmung der Biegelinien unter mittigem Druck („Grundkurven") verwendet; die Länge dieser Grundkurven wurde mit L_0 bezeichnet und nahm mit anwachsender Scheitelausbiegung y_0 immer mehr ab, wobei das Gesetz dieser Abnahme durch die Kurve $\lambda_0 = \frac{L_0}{i} = \Phi(y_0/h)$ festgelegt wurde (Fußnote 2, Bild 8, Kurve $p/k = 0$). Ist nun $C \neq 0$, dann lehrt eine einfache Überlegung, daß den im Sonderfall „$C = 0$" geltenden Wertepaaren $\left.\frac{y_0}{h}\right|_{C=0}$, $\left.\lambda_0\right|_{C=0}$ im Fall „$C \neq 0$" die Wertepaare $\left.\frac{1}{1+C} \cdot \frac{y_0}{h}\right|_{C=0}$, $\left.\frac{1}{\sqrt{1+C}} \cdot \lambda_0\right|_{C=0}$ entsprechen, so daß die gesuchte Kurve $\lambda_0 = \Phi(y_0/h)$ im Fall „$C \neq 0$" unmittelbar aus der schon bekannten, für $C = 0$ geltenden Kurve durch eine Koordinatenverzerrung gewonnen werden kann. In Bild 2 sind die so erhaltenen Kurven für die mittlere Druck-

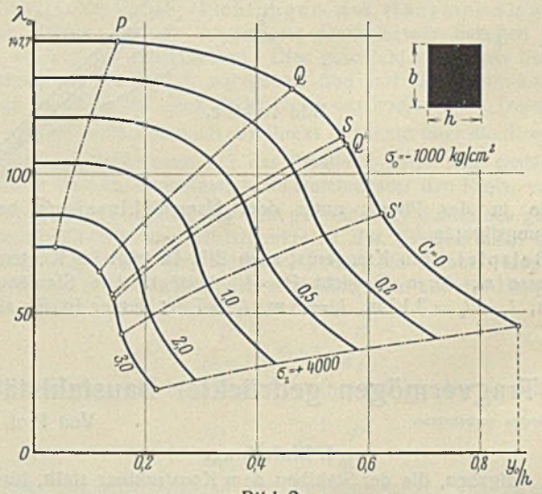

Bild 2.

spannung $\sigma_0 = P/F = -1000$ kg/cm² dargestellt und nach dem Parameter C geordnet worden. Die obere Grenzkurve dieser Schar bezieht sich auf den Sonderfall „$C = 0$" und zweigt von der Ordinatenachse in der Höhe der Eulerschen Knickschlankheit $\lambda_0 = \lambda_k = \pi\sqrt{E/\sigma_0} = 147{,}7$ mit waagerechter Tangente ab. Die auf den einzelnen Kurven markierten Punkte P, Q, Q' sind jenen Gleichgewichtszuständen zugeordnet, in denen die größte Stabdruckspannung die Proportionalitätsgrenze bzw. den Beginn und das Ende des Quetschbereiches erreicht, und sinngemäß beziehen sich die Kurvenpunkte S, S' auf jene Gleichsgewichtszustände, in denen die größte Stabzugspannung an den Anfangs- bzw. Endpunkt des Streckbereiches gelangt; die Darstellung des Kurvenverlaufes wurde an der „Grenzlinie des Untersuchungsbereiches", die durch das Erreichen einer größten Stabzugspannung von $\sigma_z = +4000$ kg/cm² gekennzeichnet ist, abgebrochen.

Mit Hilfe der Kurvenschar (Bild 2) können wir nun für Stäbe gegebener Schlankheitsgrade λ jenen Sonderwert der ursprünglichen Scheitelausbiegung η_0 bestimmen, der die Ausbildung eines Gleichgewichtszustandes unter der vorgegebenen, mittig angreifenden Druckkraft $P = \sigma_0 F$ gewährleistet. Wir zeichnen in Bild 2 die waagerechte Gerade „$\lambda = \text{const}$" ein und finden aus ihren Schnittpunkten die zusammen-

[3]) Gegen dieses Formänderungsgesetz (Fußnote 2, Bild 1) wurde nicht mit Unrecht geltend gemacht, daß sich der Fließbereich (der in der Formänderungskurve durch die waagerechte Fließlinie FF' festgelegt wird) bei den neuen Baustählen erheblich weiter als bis zur Abszissenstelle $\varepsilon = 6\,‰$ erstreckt. Um den Einfluß einer Veränderung des Fließbereiches auf die Tragfähigkeit leicht abschätzen zu können, wurde schon seinerzeit in alle Diagramme, die Gleichgewichtszustände festlegen, das „Quetschintervall" und das „Streckintervall" eingetragen (Fußnote 2, Bild 8) und hierbei hat sich ergeben, daß die Kurvenmaxima erster Ordnung (die die Tragfähigkeit aller nicht extrem gedrungenen Stäbe bestimmen) ausnahmslos schon zur Ausbildung gelangen, bevor noch der Endpunkt des „Quetschintervalls" erreicht wird und daher die größte Faserstauchung den Wert $\varepsilon_d = 6\,‰$ annimmt. Es bleiben somit alle in der genannten Abhandlung für Schlankheitsgrade $\lambda \geq 30$ angegebenen Lösungswerte unverändert auch dann in Geltung, wenn die Fließlänge des Baustahls größer ist, als vorausgesetzt wurde. Aus dieser Feststellung darf auch gefolgert werden, daß gegen eine näherungsweise Bestimmung der Kurvenextreme erster Ordnung unter Voraussetzung eines ideal-plastischen Werkstoffes kein Einwand hinsichtlich der Fließlänge besteht.

[4]) Vgl. M. Roš, Ber. II. Int. Tagg. Brücken- u. Hochbau in Wien 1928 und Vorber. I. Int. Kongr. Brücken- u. Hochbau in Paris 1932.

[5]) K. Ježek, Sitzungsber. Akad. Wiss. Wien, IIa, 143, 1934, S. 339.

[6]) A. Ostenfeld, Mitt. Labor. f. Baustatik d. T. H. Kopenhagen 1931, Heft 5.

Tafel I.

$\sigma_0 = -$ 300 kg/cm²	$\lambda =$	120	140	160	180	200	220	230	240	250	260	269,6
	$\eta_0/h =$	1,520	1,313	1,102	0,888	0,672	0,456	0,350	0,246	0,154	0,077	0
	$y_0/h =$	0,562	0,687	0,833	1,002	1,160	1,195	1,180	1,152	1,110	1,045	0,889
$\sigma_0 = -$ 600 kg/cm²	$\lambda =$	70	90	110	120	130	140	150	160	170	180	190,7
	$\eta_0/h =$	0,808	0,675	0,543	0,475	0,403	0,334	0,254	0,187	0,120	0,056	0
	$y_0/h =$	0,241	0,298	0,386	0,434	0,473	0,513	0,553	0,592	0,588	0,556	0,361
$\sigma_0 = -$ 1000 kg/cm²	$\lambda =$	60	70	80	90	100	110	120	130	140	145	147,7
	$\eta_0/h =$	0,398	0,350	0,296	0,243	0,193	0,145	0,100	0,057	0,021	0,0075	0
	$y_0/h =$	0,142	0,172	0,212	0,241	0,254	0,258	0,256	0,248	0,226	0,207	0,150
$\sigma_0 = -$ 1500 kg/cm²	$\lambda =$	40	50	60	70	80	90	100	110	115	120,6	—
	$\eta_0/h =$	0,226	0,189	0,153	0,119	0,0878	0,0608	0,0358	0,0147	0,0066	0	—
	$y_0/h =$	0,075	0,090	0,105	0,115	0,120	0,125	0,120	0,110	0,098	0,0444	—

gehörigen Werte y_0/h und C, die als Koordinaten der Kurve $y_0/h = f_1(C)$ aufgetragen werden; in Bild 3 sind derartige Kurven für $\lambda = 70$, 90, 110, 130 und 145 als voll ausgezogene Linien dargestellt. In das Koordinatenkreuz dieser Kurvenschar läßt sich nun auch die Hyperbel $y_0/h = \frac{1}{C} \cdot \frac{\eta_0}{h} = f_2(C)$ für beliebige Parameter η_0/h eintragen, die je nach der Größe des gewählten Betrages η_0/h mit einer der voll ausgezogenen Kurven entweder zwei Schnittpunkte oder einen Berührungspunkt oder keinen Punkt gemeinsam hat. Besitzt die durch den Wert η_0/h gekennzeichnete Hyperbel zwei Schnittpunkte mit der durch den Wert λ gekennzeichneten voll ausgezogenen Kurve, dann existieren zwei verschiedene Gleichgewichtsfiguren, die durch die beiden verschieden großen „zusätzlichen" Scheitelausbiegungen y_0 (Ordinaten der beiden Schnittpunkte) festgelegt sind. Wird die ursprüngliche Scheitelausbiegung η_0 größer gewählt, dann rücken die beiden vorhandenen Schnittpunkte näher aneinander, bis schließlich beide Schnittpunkte unmittelbar benachbart liegen. Die Ordinate dieses Berührungspunktes der beiden Kurven bestimmt zusammen mit den angenommenen Werten σ_0, η_0/h, λ einen Gleichgewichtszustand, den wir als „kritischen Gleichgewichtszustand" bezeichnen müssen, da die geringste gewaltsame Vergrößerung eines dieser Werte zum endgültigen Zusammenbruch des Stabes führt. Halten wir σ_0 und λ fest, dann bestimmt hier η_0 den größtmöglichen Betrag der ursprünglichen Scheitelausbiegung, der noch ein Gleichgewicht des belasteten Stabes zuläßt; würde η_0 größer als dieser kritische Betrag gewählt werden, dann würde die Hyperbel $y_0/h = f_2(C)$ schon oberhalb der zugehörigen, voll ausgezogenen Kurve zu liegen kommen und keinen Schnittpunkt, also keinen Gleichgewichtszustand mehr liefern. In Bild 3 sind die tangierenden Hyperbeln gestrichelt eingetragen und die Berührungspunkte, deren Koordinaten C, y_0/h die kritischen Werte η_0/h und y_0/h festlegen, hervorgehoben worden.

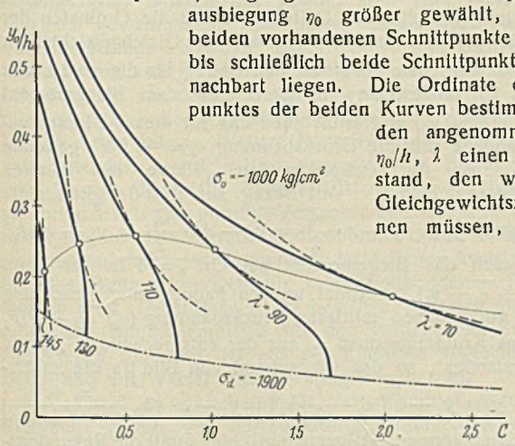

Bild 3.

In der Tafel I sind die nach dem geschilderten Lösungsverfahren für die Laststufen $\sigma_0 = P/F = -300$, -600, -1000 und -1500 kg/cm² gefundenen kritischen Wertegruppen zusammengestellt. Wir können daraus z. B. entnehmen, daß ein Stab der Schlankheit $\lambda = 80$, wenn er unseren Voraussetzungen entspricht und eine ursprüngliche Scheitelausbiegung $\eta_0 = 0{,}296\,h$ aufweist, an die Grenze seines Tragvermögens gelangt, wenn die mittig angreifende Druckkraft die Größe $P = -1000\,b\,h$ kg erreicht; die an dieser Traggrenze auftretende „zusätzliche" Scheitelausbiegung beträgt hierbei $y_0 = 0{,}212\,h$ und der Verlauf der vorausgesetzten ursprünglichen Achsenfigur ist durch die Beziehung $\eta = C\,y = \frac{\eta_0}{y_0} \cdot y = 1{,}40\,y$ festgelegt. Würde dieser Stab im spannungslosen Anfangszustand eine gerade Achse besitzen, dann würde sein Tragvermögen erst unter der Engeßer-Kármánschen Knicklast $P_k = -2317\,b\,h$ kg (Fußnote 2, Tafel I, $p/k = 0$, $\alpha = 0{,}858$, $\sigma_Q = -2700$ kg/cm²) erschöpft sein; die Tragfähigkeit des untersuchten Stabes sinkt somit als Folge der angegebenen Achsenkrümmung auf weniger als die Hälfte dieser Knicklast herunter.

III. Darstellung der Lösung und Vergleich mit der Lösung des „Normalfalles".

Da die Größe der im kritischen Zustand auftretenden „zusätzlichen" Scheitelausbiegung y_0 den Konstrukteur nicht näher interessiert, ist im weiteren die Darstellung des funktionalen Zusammenhanges der drei für den kritischen Gleichgewichtszustand kennzeichnenden Größen σ_0, λ, η_0 ausreichend. In Bild 4 wird dieser Zusammenhang durch die nach dem

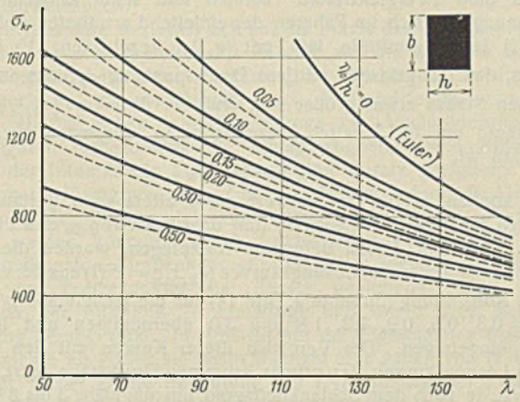

Bild 4.

Parameter η_0/h geordneten (voll ausgezogenen) Kurven $\sigma_0 = \sigma_{kr} = F(\lambda)$ festgelegt, deren obere Grenzkurve mit der Eulerschen Knickspannungshyperbel $\sigma_{kr} = \sigma_k = \frac{\pi^2 E}{\lambda^2}$ identisch ist. Zu einer anderen Darstellungsweise der Lösung gelangen wir, wenn wir die den einzelnen Schlankheitsgraden λ zugeordneten Euler-Engeßer-Kármánschen Knickspannungen σ_k berechnen, die Verhältniszahlen σ_{kr}/σ_k ermitteln und nun den Verlauf dieser Verhältniszahlen in Abhängigkeit von λ und dem Parameter η_0/h graphisch festlegen; da die Euler-Engeßer-Kármánschen Knickspannungen das Tragvermögen mittig gedrückter, gerader Stäbe, deren

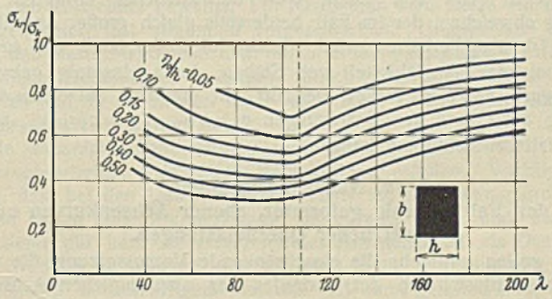

Bild 5.

Schlankheitsgrad größer als etwa $\lambda = 25$ ist, nach oben begrenzen, geben diese Verhältniszahlen die Verminderung des Tragvermögens an, die der Stab erfährt, wenn seine Achse einsinnig gekrümmt ist und hierbei eine Scheitelausbiegung η_0 aufweist. In Bild 5 ist der Verlauf dieser Verhältniszahlen wiedergegeben worden. Wir erkennen, daß der Abfall des Tragvermögens mittig gedrückter Baustahlstäbe als Folge geringfügiger Achsenkrümmungen im Schlankheitsbereich $\lambda = 90 \rightarrow 110$ am größten wird, so daß Stäbe dieser Schlankheit (Umgebung der Eulerschen Grenz-

schlankheit $\lambda = \pi \sqrt{E/\sigma_p} = 107{,}1$) theoretisch am „empfindlichsten" gegenüber halbwellenartigen Primärverformungen sind; ein analoges Ergebnis haben wir auch bei der Untersuchung gerader, außermittig gedrückter Baustahlstäbe gefunden.

Weicht die Querschnittsform des Stabes von der vorausgesetzten rechteckigen Form ab, dann wird der Zusammenhang zwischen Achsenkrümmung und Spannungsmoment („Kurve des inneren Widerstandes") geändert und Bild 4 und 5 verliert seine Gültigkeit. Wollen wir die für den Rechteckquerschnitt entwickelte Lösung auch bei Stäben anderer Profilform näherungsweise anwenden, dann müssen wir bei der Festsetzung des Parameters η_0/h an Stelle von h eine andere (von der Profiltype abhängige und durch Vergleiche mit strengen Lösungen ermittelbare) Bezugsgröße einführen. Wir wollen auf diese Überlegungen hier nicht näher eingehen und bloß vermerken, daß wir die in Bild 4 und 5 dargestellte Lösung mit praktisch noch ausreichender Annäherung auch bei Stäben beliebiger Profilform anwenden dürfen, wenn wir die Kurven nach dem Parameter $\eta_0/k = 6\,\eta_0/h$ ordnen und für den untersuchten Stab die Größe η_0/k ermitteln, also auch hier die „verschränkt" gemessene (d. h. dem Pfeil η_0 gegenüberliegende) Querschnitts-Kernweite k als Bezugsgröße in Rechnung stellen.

Um nun die Ermittlung des Tragvermögens krummachsiger Druckstäbe auf die Bestimmung der Tragfähigkeit gerader, außermittig gedrückter Stäbe zurückzuführen, fassen wir die Fälle außermittig gedrückter, gerader Stäbe als Sonderfälle primär krummer Druckstäbe auf, deren ursprüngliche Achsenfigur dem rechtwinkligen Linienzug (Bild 1b) folgt und die Scheitelausbiegung $\eta_0 = p$ aufweist. Wir wollen diesen geraden, exzentrisch gedrückten Stab „Vergleichsstab" nennen und seine kritische mittlere Druckspannung, die sich im Rahmen der einleitend erwähnten Abhandlung (Fußnote 2) leicht ermitteln läßt, mit $(\sigma_{kr})_{ex}$ bezeichnen. Es ist leicht einzusehen, daß die kritische mittlere Druckspannung σ_{kr} des in Bild 1a dargestellten Stabes etwas größer sein muß als der Wert $(\sigma_{kr})_{ex}$ (da die Biegemomente nur im Scheitel übereinstimmen, ansonsten aber kleiner sind), so daß wir

$$\sigma_{kr} = c\,(\sigma_{kr})_{ex}$$

schreiben können, wobei der Beiwert c vor allem vom Verlauf der ursprünglichen Achsenkurve $\eta = \varphi(x)$ und dann auch von η_0 und λ abhängig sein wird. Um nun diesen Beiwert c festzulegen, wurden die für den „Vergleichsstab" geltenden Lösungskurven $(\sigma_{kr})_{ex} = F(\lambda)$ aus der einleitend erwähnten Abhandlung (Fußnote 2, Bild 14) für die Hebelmaße $p/k = \eta_0/k = 6\,\eta_0/h = 0{,}3$, 0,6, 0,9, 1,2, 1,8 und 3,0 übernommen und in Bild 4 gestrichelt eingetragen. Der Vergleich dieser Kurven mit den voll ausgezogenen Lösungskurven der primär krummen Druckstäbe lehrt, daß die Ordinate σ_{kr} je nach dem Schlankheitsgrad um ungefähr 3 bis 8 % größer ist als die Ordinate $(\sigma_{kr})_{ex}$, daß also praktisch, wenn wir auf der sicheren Seite bleiben wollen, ungeachtet der Größe von η_0 und λ durchschnittlich etwa $\sigma_{kr} \approx 1{,}04\,(\sigma_{kr})_{ex}$ geschrieben werden darf. Der Beiwert $c = 1{,}04$ bezieht sich jedoch nur auf Stäbe, deren primäre Achsenkurve unserer Voraussetzung $\eta = Cy$ entspricht; für einen anderen Verlauf $\eta = \varphi(x)$ wird ein anderer Durchschnittswert c erhalten werden.

Ist die ursprüngliche Achsenkurve $\eta = \varphi(x)$ zur Mitte nicht symmetrisch, dann ergeben sich für die Hebelarme des „Vergleichsstabes" sinngemäß verschieden große Werte p_1 und p_2; nun läßt sich aber zeigen, daß die strengen Lösungen für die kritische mittlere Druckspannung $(\sigma_{kr})_{ex}$ im Fall $p_1 \neq p_2$, sofern wir uns nicht allzusehr dem Fall $p_1 = -p_2$ nähern, nicht stark von jenem Wert der kritischen mittleren Druckspannung abweichen, der im Fall beiderseits gleich großer Angriffshebel $p_m = {}^1/_2\,(p_1 + p_2)$ erhalten wird; daraus folgt aber, daß wir auch die Berechnung der Tragfähigkeit von Stäben, deren einsinnig gekrümmte Achsenfigur unsymmetrisch verläuft, mit praktisch ausreichender Annäherung auf Grund der Beziehungen $p_m = \eta_0$, $\sigma_{kr} = c\,(\sigma_{kr})_{ex}$ auf den „Normalfall" zurückführen können.

IV. Näherungslösungen für den Fall beliebig geformter, ebener Achsenkurven und zusätzlicher Querbelastungen.

Wir wollen nunmehr die einschränkende Voraussetzung, die wir im II. Abschnitt hinsichtlich des Verlaufes der ursprünglichen Achsenfigur treffen mußten, fallen lassen und jede beliebige ebene Kurve für die primäre Achsenfigur zulassen. In der einleitend erwähnten Abhandlung (Fußnote 2, VIII. Abschnitt) wurde ein elementares, rein rechnerisches Näherungsverfahren entwickelt, das wir (mit Rücksicht auf seine Verwandtschaft mit der bekannten Lord Kelvinschen Methode der graphischen Integration von Differentialgleichungen zweiter Ordnung) als „Krümmungskreisverfahren" bezeichnet haben und dessen Genauigkeit bei entsprechendem Mehraufwand an Rechenarbeit beliebig gesteigert werden kann. Wir wollen dieses Lösungsverfahren nunmehr für den allgemeinen Fall außermittigen Kraftangriffes, zusätzlicher Querbelastung, primärer Achsenkrümmung und veränderlichen Stabquerschnittes entwickeln und mit seiner Hilfe die Beiwerte c, deren Kenntnis die Zurückführung der Lösung auf die Lösung des „Normalfalles" ermöglicht, für verschiedene Belastungsfälle bestimmen.

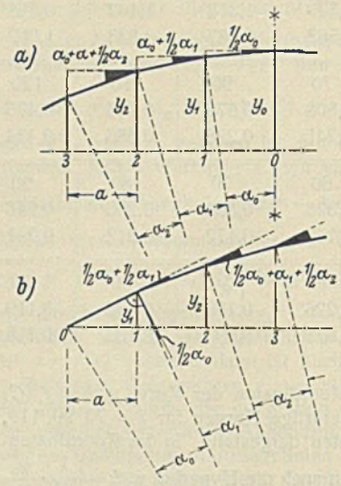

Bild 6.

Ist die gesuchte Gleichgewichtsfigur symmetrisch zur Stabmitte, dann können wir die Untersuchung auf eine Stabhälfte beschränken. Wir unterteilen die halbe Stablänge in n Intervalle der Länge $a = l/2\,n$, zählen die Unterteilungspunkte $\zeta = 0, 1, 2, \ldots n$ von der Stabmitte gegen das Stabende (Bild 6a) und schreiben für das Krümmungsmaß innerhalb der Intervalle einfach $\varkappa = 1/\varrho = \text{const}$, ersetzen also die gesuchte Gleichgewichtsfigur durch einen $2\,n$-teiligen Korbbogen. Es sei die Druckkraft P, der Angriffshebel p, die Stablänge l, die Verteilung der zusätzlichen Querbelastung sowie der Verlauf der ursprünglichen Achsenfigur gegeben und die sich ausbildende Gleichgewichtsfigur gesucht. Da P bekannt ist, können wir die Biegemomente $\mathfrak{M}_x$, die im Stab bei ausschließlicher Einwirkung der Querbelastung entstehen würden, durch die gleich großen Biegemomente $\mathfrak{M}_x = -P\,\bar{\eta}$ ersetzen, wobei die Funktion $\bar{\eta} = \mathfrak{M}_x/-P = \bar{\varphi}(x)$ eine gedachte primäre Achsenverformung festlegt, die auf das Tragverhalten des Stabes genau denselben Einfluß nimmt wie die gegebene Querbelastung[7]); außer dieser gedachten Krümmung kommt noch der Hebelarm p sowie die reelle Primärverformung $\eta = \varphi(x)$ und die zusätzliche Ausbiegung $y = f(x)$ zur Geltung, so daß die Ordinaten der gesuchten, auf die Kraftwirkungslinie bezogenen Gleichgewichtsfigur $(p + \eta + \bar{\eta} + y)$ betragen. Wir nehmen einen Betrag für die zusätzliche Scheitelausbiegung y_0 probeweise an, berechnen das Biegemoment $M_0 = -P(p + \eta_0 + \bar{\eta}_0 + y_0)$ und entnehmen das für diesen Momentenwert und die vorhandene mittlere Druckspannung $\sigma_0 = -P/F_0$ geltende Krümmungsmaß $\varkappa_0$ aus der entsprechenden „Kurve des inneren Widerstandes" (Fußnote 2, Bild 4). Mit Bezug auf Bild 6a gilt für die zusätzliche Ausbiegung $y_1 = y_0 - a \cdot \frac{\alpha_0}{2} = y_0 - a^2 \cdot \frac{\varkappa_0}{2} = y_0 - a^2\,k_0$, so daß nunmehr auch das Biegemoment am Ort $\zeta = 1$ in der Form $M_1 = -P(p + \eta_1 + \bar{\eta}_1 + y_1)$ berechnet werden kann; unter Beachtung der am Ort $\zeta = 1$ vorhandenen mittleren Druckspannung $(\sigma_0)_1 = -P/F_1$ ergibt sich dann das Krümmungsmaß $\varkappa_1$ aus der entsprechenden „Kurve des inneren Widerstandes", so daß wir anhand von Bild 6a die zusätzliche Ausbiegung $y_2 = y_1 - a\left(\alpha_0 + \frac{1}{2} \cdot \alpha_1\right) = y_1 - a^2\left(k_0 + \frac{\varkappa_0 + \varkappa_1}{2}\right) = y_1 - a^2\,k_1$ berechnen können. Allgemein gilt hier somit die Rekursionsformel $y_{\zeta+1} = y_\zeta - a^2\left(k_{\zeta-1} + \frac{\varkappa_{\zeta-1} + \varkappa_\zeta}{2}\right) = y_\zeta - a^2\,k_\zeta$, $\zeta = 1, 2, 3, \ldots n$, mit deren Hilfe wir schließlich auf den Wert y_n gelangen, der bei richtiger Annahme der Scheitelausbiegung y_0 mit Rücksicht auf die Lagerung des Stabes genau Null sein muß. Kommt $y_n < 0$ heraus, dann muß y_0 kleiner gewählt werden und kommt $y_n > 0$ heraus, dann muß y_0 größer angenommen werden. Für praktische Zwecke reicht die Intervallzahl $n = 8$ vollkommen; und nach der ersten oder zweiten Wiederholung kann die Lösung schon durch einfache Interpolation bestimmt werden.

(Schluß folgt.)

[7]) Diese Überlegung können wir auch im Rahmen des II. Abschnittes anwenden. Untersuchen wir einen geraden, durch eine gegebene Last P mittig gedrückten Baustahlstab mit einer zusätzlichen, zur Mitte symmetrisch angeordneten Querbelastung und setzen wir voraus, daß das bei ausschließlicher Einwirkung dieser Querbelastung entstehende Biegemoment $\mathfrak{M}_x$ verhältnisgleich der im Gleichgewichtsfall auftretenden Stabausbiegung $y = f(x)$ ist, dann gilt die Beziehung $\mathfrak{M}_x = Cf(x)$ und die Querlast wird durch das Scheitelmoment $\mathfrak{M}_0$ schon eindeutig festgelegt. Das Lösungsverfahren und das Ergebnis ist dann genau dasselbe, das wir im II. Abschnitt geschildert haben, nur ist an Stelle der primären Scheitelausbiegung η_0 nunmehr die „gedachte" primäre Scheitelausbiegung $\bar{\eta}_0 = Cy_0 = \mathfrak{M}_0/-P$ einzuführen. Die in der Tabelle I zusammengestellten Werte liefern daher nach Berücksichtigung dieses Zusammenhanges strenge (allerdings an eine einschränkende Voraussetzung hinsichtlich der Querbelastungsverteilung gebundene) Lösungen für den Fall des mittig gedrückten, zusätzlich querbelasteten Baustahlstabes.

Unterwasseranstrich von Stahlbauteilen.

Von E. Kindscher.
(Staatl. Materialprüfungsamt Berlin-Dahlem.)

(Schluß aus Heft 5.)

Die zweite Gruppe der für Unterwasseranstriche in Betracht kommenden Materialien stellen die bituminösen Stoffe dar. Steinkohlenteerpech, Erdölbitumen und Naturasphalt sowie Gemische derselben werden zu kalt oder heiß zu verwendenden Anstrichmitteln verarbeitet. Zu beachten ist aber, daß Pech, Bitumen und Naturasphalt Bezeichnungen für Rohstoffgruppen sind, deren einzelne Glieder in der chemischen Zusammensetzung und damit im physikalischen Verhalten in weiten Grenzen abweichen können. Dies besagt, daß nicht jedes als Steinkohlenteerpech, Bitumen oder Naturasphalt bezeichnete Material nun ohne weiteres für den hier in Frage stehenden Zweck geeignet zu sein braucht.

Die kalt zu verarbeitenden Anstrichmittel dieser Art bestehen meist aus Auflösungen von Erdölbitumen, Naturasphalt und Asphaltit in organischen Lösungsmitteln, wie z. B. Benzol. Maßgebend für das praktische Verhalten der mit solchen Lösungen hergestellten Anstriche ist sowohl die Art des bituminösen Stoffes wie die des Lösungsmittels. Von diesen Anstrichmitteln ist zu fordern, daß sie in kurzer Zeit, innerhalb weniger Stunden, zu elastischen, rißfreien, zähfest auf der Unterlage haftenden, wasserdichten und wasserbeständigen Schutzschichten auftrocknen. Erwähnt sei, daß nach Blom[2]) geblasene Bitumina im allgemeinen weniger wasserfest sind als Asphaltite. Ferner muß von den Bitumenanstrichen verlangt werden, daß sie bei niederen Temperaturen nicht verspröden, und, soweit sie dauernd oder zeitweilig außerhalb des Wassers liegen, dürfen sie auch bei höchsten Sommertemperaturen nicht zum Fließen neigen. Hinsichtlich der Beschaffenheit der zu verwendenden Bitumina kann auf DIN 1995 verwiesen werden, da die für gute Straßenbaubitumina aufgestellten Bestimmungen und Untersuchungsmethoden zum größten Teil auch für den hier in Frage stehenden Verwendungszweck Bedeutung haben. Die für die Herstellung solcher kalt zu verarbeitenden Anstrichstoffe benutzten Lösungsmittel müssen das rasche, aber riß-, blasen- und porenfreie Trocknen gewährleisten. Sie dürfen daher nicht zu viel sehr niedrig siedende Anteile enthalten; anderseits ist aber auch ein verhältnismäßig hoher Prozentsatz an schwer flüchtigen Anteilen nachteilig, da diese nur sehr langsam aus dem Anstrich entweichen und bei seiner kräftigen Erwärmung durch Sonnenbestrahlung leicht zu Blasen- und Kraterbildung Veranlassung geben. Weitere Fortschritte auf dem Gebiete der kalt zu verarbeitenden Anstrichmittel verspricht die Einführung der Bitumenemulsionen. Jedenfalls berichtet Blom in der bereits mehrfach angeführten Arbeit über günstige Versuchsergebnisse unter den verschiedensten Bedingungen. Die Benutzung dieser Emulsionen bietet den Vorteil, daß sie auch auf feuchtem Untergrunde festhaftende Anstriche geben, während bei den Bitumenlösungen für seine vollkommene Trockenheit gesorgt werden muß. Allerdings ist zu beachten, daß sich nicht jede im Handel erhältliche Bitumenemulsion für den vorliegenden Zweck eignen wird. Auf keinen Fall darf das aus der Emulsion abgeschiedene Bitumen in Berührung mit Wasser zum Reemulgieren neigen.

Als heiß zu verarbeitendes Anstrichmittel wird häufiger, seiner Billigkeit wegen, gut durchgekochter Steinkohlenteer — sogenannter Schiffsteer — angewendet. Sein Gebrauch bleibt aber auf solche Fälle beschränkt, in denen Erstanstriche in der für diese Arbeiten günstigen Jahreszeit aufgebracht werden können und genügend Zeit zur Verfügung steht, um sie an der Luft gut durchtrocknen zu lassen. In der verhältnismäßig langen Trockendauer liegt aber die Schwierigkeit, die sich bei Verwendung dieses Schiffsteers zu Anstrich-Erneuerungsarbeiten zeigt; meist steht nicht die genügende Zeit zu Gebote, da die Wasserbauwerke nicht auf längere Zeit ihrem Zweck entzogen werden können. Auch sind die verhältnismäßig dünnen Teeranstriche nicht genügend lange haltbar, wenn sie im Betrieb dauernd oder häufig längere Zeit der Luft und dem grellen Tageslicht ausgesetzt sind. In der Mehrzahl der Fälle wählt man daher für den Heißanstrich Steinkohlenteerpech oder Erdölbitumen bzw. Gemische beider und setzt diesen Materialien öfter noch Naturasphalt oder feinkörnige, anorganische Stoffe, wie z. B. Kalksteinmehl, zu.

Ebenso wie bei der Herstellung der kalt zu verarbeitenden Anstrichmittel erfordert auch die Auswahl der Rohstoffe für die sogenannten Heißstoffe große Erfahrung. So läßt sich z. B. nicht jedes Steinkohlenteerpech in jedem beliebigen Verhältnis mit jedem Bitumen mischen. Sind die Materialien für den Zweck nicht geeignet, so treten im Gemenge Entmischungserscheinungen auf, die für die Güte der Unterwasseranstriche nicht von Vorteil sind. Beim Zusatz von Naturasphalt muß darauf geachtet werden, daß mit ihm nicht größere Mengen in Wasser quellfähiger anorganischer Stoffe in den Anstrich gelangen, die seine Wasserbeständigkeit herabsetzen. Ein besonders interessantes Kapitel stellen die feinkörnigen, anorganischen Zusätze dar, die Füller genannt werden. Bei geeigneter Auswahl sind diese Stoffe aber keineswegs nur „Füller", die lediglich den Zweck haben, die Bindemittel zu verlängern; vielmehr lassen sich durch solche feinkörnige Zusatzstoffe ganz besondere Effekte erzielen, wenn sie in zweckentsprechenden Mengen angewendet werden. Dies sei durch einige von A. Braeutigam[4]) gegebene Beispiele erläutert.

Werden 60 Teile eines Steinkohlenweichpechs vom Erweichungspunkt 30° und einem Brechpunkt, d. h. einem Versprödungspunkt von + 7°, mit 40 Teilen Schiefermehl gemischt, so steigt der Erweichungspunkt auf 35°, während gleichzeitig der Brechpunkt auf + 1° sinkt. Die technisch wichtige Differenz zwischen Erweichungs- und Brechpunkt im Ausgangsprodukt war 23°, die im Endprodukt ist aber 34°.

Nimmt man statt Schiefermehl ein feinstgemahlenes Asbestmehl und setzt es im gleichen Verhältnis dem Weichpech zu, so steigt der Erweichungspunkt auf 62,5°, während der Brechpunkt auf + 1° sinkt. Die Differenz zwischen Erweichungs- und Brechpunkt ist hier also von 23° auf 61,5° gestiegen.

Beim Mischen von 50 Teilen des gleichen Weichpechs mit 50 Teilen des gleichen Asbestmehls steigt der Erweichungspunkt weiter auf 85,5°, während der Brechpunkt auf + 2° sinkt. Die Differenz zwischen Erweichungs- und Brechpunkt ist hier von 23° auf 83,5° gestiegen.

Setzt man 50 Teilen eines Weichpechs vom Erweichungspunkt 20° und dem Brechpunkt + 1° 25 Teile Schiefermehl auf 25 Teile feinstgemahlenem Asbest zu, so erhält man eine Mischung vom Erweichungspunkt von 68° und vom Brechpunkt ± 0°. Die Differenz zwischen Erweichungs- und Brechpunkt beträgt somit 68° gegen 19° beim reinen Steinkohlenweichpech.

Diese Beispiele beziehen sich auf die Praxis der Dachpappen-Industrie und sind nicht ohne weiteres als Rezepte auf die Industrie der hier in Frage stehenden Anstrichmittel übertragbar. Sie zeigen aber die Richtung, in der auch auf diesem Gebiete noch Fortschritte zu erwarten sind. Erwähnt sei, daß neben dem Erweichungs- und Versprödungspunkt auch die Festigkeit, insbesondere die Schlagfestigkeit, sowie andere Eigenschaften der bituminösen Stoffe durch den Zusatz geeigneter Füllstoffe bei geeigneter Korngröße und geeigneter Menge — denn die Oberflächenentwicklung der Füller spielt eine entscheidende Rolle — günstig beeinflußt werden können. Nach französischen Mitteilungen auf dem VII. Internationalen Straßenkongreß 1934 wird auch der Verdampfungsverlust von Teerprodukten bei Zusatz geeigneter Füller — durch Adsorption der Mittelöle — erniedrigt und damit ihre Neigung zur Verhärtung herabgesetzt. In Hinsicht auf die Eignung der verschiedenen Gesteinsmehle als Füller sei schließlich auf eine Arbeit von W. Geißler[5]) verwiesen, in der er die Bedeutung der Hydrophobie der Füller für die Wasserfestigkeit solcher Gemische behandelt.

Sobald auf die praktische Verwendung dieser kalt und heiß zu verarbeitenden Anstrichmittel eingegangen wird, erhebt sich sofort die Frage der Mennigegrundierung der Stahlbauteile. Während man doch sonst ganz allgemein der Ansicht ist, das ein wirksamer Rostschutz nur dann erzielt werden kann, wenn der Deckanstrich auf eine Grundierung mit basischen Bleifarben, insbesondere Mennige, aufgebracht wird, ist man auf dem hier in Frage stehenden Sondergebiete der Anstrichtechnik nicht in allen Fällen von der Notwendigkeit einer Mennigegrundierung überzeugt.

Für Bauwerksteile im Süßwasser, bei denen in der Mehrzahl der Fälle kalt zu verarbeitende Anstrichmittel auf Bitumenbasis ausreichen, neigt man in neuerer Zeit ebenfalls zu der Ansicht, daß ein einfacher, besser noch doppelter Mennigeanstrich mit daraufgebrachtem Deckanstrich den besten Rostschutz gewährt. Für Neubauten wird heute ein doppelter Mennigeanstrich fast allgemein vorgeschrieben. Hingewiesen sei aber darauf, daß dieser Mennigeanstrich immer einen wasserdichten und wasserbeständigen Deckanstrich erhalten sollte, wenn auch Fälle bekanntgeworden sind, in denen sich unter bestimmten Verhältnissen auch nackte Mennigeanstriche gehalten haben.

Die Mennigefarben müssen nun aber, besonders bei Anstrich-Erneuerungsarbeiten, bestimmte Bedingungen erfüllen. Wichtig ist zu wissen, daß bei den Unterwasseranstrichen auf die Mennigegrundierung in allen Fällen eine Bitumenlösung aufgebracht wird, und zwar auch dann, wenn ein heiß zu verarbeitendes Anstrichmittel als Deckanstrich dient. Nun ist ja bekannt, daß sich eine Mennigegrundierung eine Behandlung mit benzolhaltigem Material erst dann gefallen läßt, wenn sie gut durchgetrocknet ist. Isolierende Schichten, die zwischen die Mennigegrundierung und den Anstrich mit der Bitumenlösung gelegt werden könnten, scheiden meist schon der Kosten wegen aus. Die gute Durchtrocknung und Durchhärtung dauert aber bei den normalen Mennigefarben je nach den Witterungsverhältnissen 2 bis 6 Wochen, und solche langen Zeiträume stehen bei diesen Anstrich-Erneuerungsarbeiten nicht immer zur Verfügung. Soweit also nicht Auflösungen von Bitumen in Benzin

[4]) Jahrbuch der Vereinigten Dachpappen-Fabriken A.-G. 1931, S. 90.
[5]) Z. f. Bitumen 1934, 4. Jahrg., S. 191.

verwendet werden können, die sich gegen Mennigegrundierungen wesentlich günstiger verhalten, muß gefordert werden, daß die Mennigefarbe auch unter den häufig obwaltenden ungünstigen Witterungsverhältnissen möglichst rasch trocknet. Solche Spezialmennigefarben, die in 2 bis 3 Tagen ausreichend durchtrocknen, sind im Handel zu haben[3]). Im allgemeinen kommen nur magere Mennigegrundierungen in Betracht, die auch den Vorteil haben, matt aufzutrocknen. Auf glänzenden Grundierungen halten Bitumenanstriche erfahrungsgemäß schlecht.

Für Bauwerke im Meerwasser werden in allergrößtem Umfange Heißstoffe mit gutem Erfolg benutzt. Sie werden in Stärken von 2 bis 5 mm aufgebracht. Da aber solche Heißstoffanstriche auf dem Stahl oder einer Mennigegrundierung nicht gut haften, erfolgt immer eine ein- oder mehrmalige Vorbehandlung des Untergrundes mit Bitumenlösung. Erfolgt diese nicht, so besteht die Gefahr des Ablösens und Abrutschens der schweren Anstrichmassen. Es ist erklärlich, daß solch starke Aufstriche, wenn sie wasserdicht und wasserbeständig sind, an sich schon einen ausreichenden Korrosionsschutz für den Stahl gewähren können, zumal wenn sie auf ein an sich schon verhältnismäßig korrosionsfestes Stahlmaterial aufgetragen sind. So wird denn häufig die Mennigegrundierung für entbehrlich gehalten, und tatsächlich sind in neuerer Zeit solche Heißstoffaufstriche ohne Mennigegrundierung mit gutem Erfolg angewendet worden. Wesentlich größere Schwierigkeiten als die Grundierungsfrage bereiteten im Meerwasser die Gefahren des Seepockenanwuchses. Ein Aufstreichen giftfaltiger Schiffsbodenfarbe erwies sich auf die Dauer als wirkungslos; die Giftstoffe waren vom Wasser bald ausgelaugt, und der Seepockenanwuchs zeigte sich nach kurzer Zeit wieder. Nach Wedler[6]) sind bisher nur mit einem Material gute Erfolge erzielt worden. Dieses Mittel bildet einen harten, glasigen Schutzanstrich, welchen die Seepocken nicht zu durchbohren vermögen. Eine solche Schutzschicht wurde nach Wedler im Jahre 1927 an einem Holtenauer Schiebetor in größerem Umfange angewendet; beim Docken im Jahre 1931 war es zwar dicht mit Seepocken besetzt, aber ebenso wie der darunterliegende Heißstoffanstrich gut erhalten und nirgends von Seepocken durchbohrt.

Heißstoffanstriche sind auch für Bauwerksteile in Süßwasser angewendet worden, wenn die aggressive Natur des Wassers zu besonderen Schutzmaßnahmen zwang. Mitunter steht aber das große Gewicht dieser dicken Aufstriche ihrem Gebrauch entgegen; beträgt doch die Mehrbelastung durch den Heißstoff bei größeren Hubtoren 3 bis 3,5 t. Außerdem gehört große Erfahrung und ein sehr gut geschulter Arbeiterstamm dazu, wenn solche Heißstoffaufstriche ihren Zweck voll und möglichst lange Zeit erfüllen sollen. Auch eignet sich diese Anstrichart nicht für Bauteile, die dauernd dem Einfluß von Luft und Licht ausgesetzt sind. Abgesehen von ihrem häufig nicht sehr ansprechendem Äußeren neigen solche Anstriche unter diesen Bedingungen zum Reißen und Abblättern. In der Zone des Wasserwechsels bewähren sie sich hingegen.

Zusammenfassend ergibt sich, daß in der vergangenen Zeit schon erfreuliche Fortschritte auf dem Gebiete der Unterwasseranstriche der Stahlbauteile gemacht werden konnten, daß aber noch eine ganze Reihe zum Teil sehr wichtiger Fragen der Klärung harren. So ist es dankbar zu begrüßen, daß nun auch der Fachausschuß für Anstrichtechnik beim Verein deutscher Chemiker und Verein deutscher Ingenieure sein Interesse diesem schwierigen Sondergebiete zugewendet hat und durch tatkräftige wissenschaftliche Mitarbeit die als notwendig erkannte Weiterentwicklung fördern will.

[3]) Bautechn. 1934, 12. Jahrg., S. 233.

Verschiedenes.

Wiederaufbau des Dachstuhles auf dem Wartburg-Gasthof. In den ersten Julitagen des vergangenen Jahres wurde der Dachstuhl des Wartburg-Gasthofes ein Raub der Flammen.

Die schön gelegenen Hotelzimmer über dem Festsaal waren restlos vernichtet, zumal der ganze hölzerne Dachstuhl in kurzer Zeit in ein Nichts zerfiel.

Trotz der wasserarmen Jahreszeit gelang es, des verheerenden Elementes Herr zu werden und weitaus größeres Unglück zu verhüten; denn die Gefahr des Übergreifens des Feuers auf „die Burg" lag sehr nahe. Zum Glück waren Menschenleben nicht zu beklagen. Mitten in der Reisezeit war der Gasthofbetrieb schwer betroffen, und es mußten Mittel und Wege gefunden werden, den Betrieb des Festsaales wenigstens notdürftig weiterzuführen. Eine behelfsmäßige Abdeckung des Festsaales ermöglichte die Aufrechterhaltung des Restaurationsbetriebes im Festsaal, und es galt nun ohne irgendwelche Störung den Wiederaufbau des Dachstuhles in feuerbeständigen Konstruktionen schnellstens zu betreiben.

Außerordentlich schwierig war der Transport der etwa 50 000 kg schweren Stahlkonstruktion, da der Verkehr der Wartburgbesucher auf keinen Fall gestört werden durfte.

Durch Lastauto war der Transport nur bis zum „alten Droschkenhalteplatz", der allen Fußgängern und „Reitern" bekannt sein dürfte, möglich. Von hier aus wurden die Einzelteile durch mehrere Pferde, die nur einzeln hintereinandergespannt, die letzte, größte Steigung bewältigen konnten, geschleift.

Über den steilen Hang, um das Gebäude mußte nun der Weitertransport durch Menschenhand bewerkstelligt werden, da sonst die etwa 100 m tiefer liegende Hauptautoverkehrsstraße sehr gefährdet werden konnte.

Mit Hilfe besonderer Montageeinrichtungen wurden die Stahlkonstruktionen über die Umfassungsmauer gezogen und ohne jedes Gerüst über der provisorischen Saalabdeckung frei montiert.

Ganz besondere Sorgfalt der erhaltenen Umfassungswände war geboten, weil bis zum Rahmenauflager wertvolle Wandmalereien im Innern unbedingt geschont werden mußten.

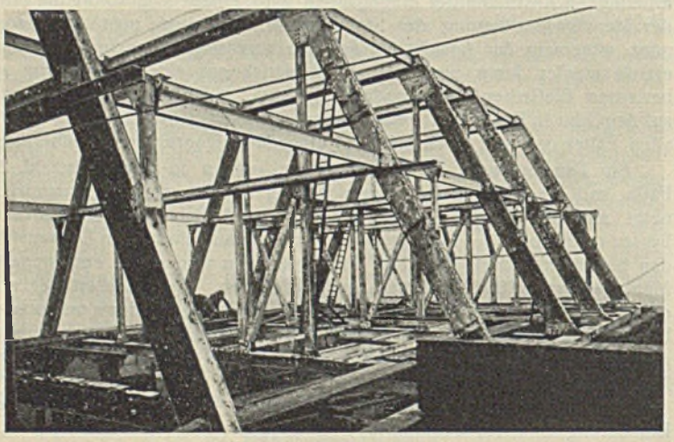

Abb. 1.

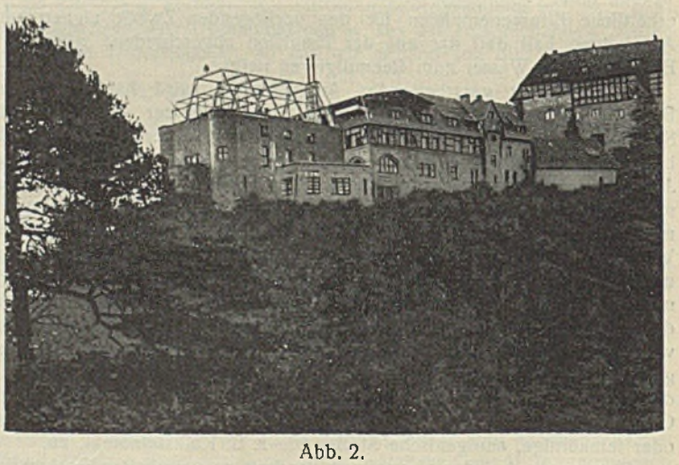

Abb. 2.

Das Wartburgkuratorium beauftragte Herrn Prof. Bodo v. Ebhardt mit dem Wiederaufbau, der unter Leitung des Eisenacher Architekten, Herrn Hans Pienitz, BDA, nunmehr tatkräftig in Angriff genommen wurde. Man entschied sich, die Ausführung des neuen Dachstuhles in Stahl vorzunehmen und anstatt der früheren Holzdecken sogenannte Steineisendecken einzubauen.

Die Ausführung der Stahlkonstruktionen wurde der Firma Ernst Pfeffer, Gispersleben, übertragen, welche die Lösung in „mehrgeschossigen Rahmen" vorschlug, die den Beifall der Bauleitung fand.

Da inzwischen die Jahreszeit bedenklich vorrückte, galt es, den Wiederaufbau vor den zu erwartenden stürmischen Spätjahrestagen zu vollenden, denn die Baustelle ist bekanntlich von allen Seiten dem Windangriff ausgesetzt.

Bild 1 zeigt die fast fertig montierten Dachkonstruktionen, während Bild 2 die exponierte Lage des ganzen Dachstuhles wiedergibt.

Die Fertigstellung des neuen Dachstuhles erfolgte trotz der umfangreichen Vorarbeiten und schwierigen Transporte zum angesetzten Termin und ohne jeden Unfall. — Ein Bauwerk neuzeitlicher Ingenieurkunst krönt nunmehr den Wartburg-Gasthof, der für alle Zeit gegen jede Brandgefahr geschützt ist. W. Gerstner, VDI Erfurt.

INHALT: Über die Eigenschwingungen von Fachwerken mit Massen in den Knotenpunkten. — Das Tragvermögen gedrückter Baustahlstäbe mit krummer Achse und zusätzlicher Querbelastung. — Unterwasseranstrich von Stahlbauteilen. (Schluß.) — Verschiedenes: Wiederaufbau des Dachstuhles auf dem Wartburg-Gasthof.

Für die Schriftleitung verantwortlich: Geh. Regierungsrat Prof. A. Hertwig, Berlin-Charlottenburg.
Verlag von Wilhelm Ernst & Sohn, Berlin W 8.
Druck der Buchdruckerei Gebrüder Ernst, Berlin SW 68.